

ESTUDO NUMÉRICO DO AQUECIMENTO DE SUPERFÍCIES CILÍNDRICAS PARA PROCESSO DE USINAGEM A QUENTE

Fernando Massucheto Jorge

e-mail: fjorge20@yahoo.com

Graduação em Engenharia Mecânica, FEB, UNESP, 17033-360, Bauru, SP

Vicente Luiz Scalon

e-mail: scalon@feb.unesp.br

Depto. de Engenharia Mecânica, FEB, UNESP, 17033-360, Bauru, SP

Luiz Eduardo de Angelo Sanchez

e-mail: sanchez@feb.unesp.br

Depto. de Engenharia Mecânica, FEB, UNESP, 17033-360, Bauru, SP

***Resumo.** Um dos grandes problemas encontrados na usinagem relaciona-se ao desgaste da ferramenta de corte, uma vez que a redução de sua vida acarreta aumento dos custos de fabricação. Atualmente, um dos importantes caminhos para o aumento da vida da ferramenta aponta para o desenvolvimento de materiais mais resistentes ao desgaste. Outra opção, ainda muito menos estudada, é o aquecimento da peça com a finalidade de diminuir a tensão limite de escoamento e conseqüentemente reduzir as forças de usinagem, o que permite um aumento da vida da ferramenta. Entre os possíveis métodos de aquecimento está o uso de resistências elétricas em quartzo, de baixo custo, colocadas ao redor da peça aquecendo-a durante a operação de torneamento. Este trabalho apresenta um estudo sobre a condução de calor aplicável a este caso. Desta forma, foi analisado o processo de condução em um cilindro submetido a um fluxo de calor constante na superfície. Um modelo analítico simplificado e um outro numérico, utilizando o método dos elementos finitos, foram aplicados de forma a determinar os perfis de temperatura no interior da peça. O modelo numérico e sua verificação, juntamente com os resultados de situações que se fazem presente no cotidiano são apresentados e discutidos.*

***Palavras-Chaves:** Usinagem a Quente, Transmissão de Calor, Elementos Finitos.*

1 INTRODUÇÃO

A crescente busca da indústria metal-mecânica por materiais metálicos de melhores propriedades mecânicas têm levado ao desenvolvimento de aços especiais, os aços ligas, de elevada resistência mecânica, alta dureza, resistência a quente, resistência à corrosão, entre outras. Apesar das diversas características positivas, de acordo com Chen and Lo ⁽¹⁾, esses materiais geralmente apresentam grandes dificuldades em serem usinados, causando acentuado desgaste das ferramentas de corte, altas forças de usinagem e baixa taxa de remoção de material. Para contornar esses problemas pode-se submeter a peça a processos de tratamentos térmicos antes e depois da usinagem visando o coalescimento e refinamento dos grãos, respectivamente ou, então, empregar usinagem com ferramentas de corte superabrasivas exigindo máquinas suficientemente rígidas para isso. No entanto, segundo Chou ⁽²⁾, em ambas alternativas os custos de fabricação da peça podem inibir ou mesmo inviabilizar o emprego desses materiais.

Na tentativa de melhorar a usinabilidade de materiais duros alguns pesquisadores como Salem et al. ⁽³⁾ e Vali et al. ⁽⁴⁾ utilizam a técnica de aquecimento de uma camada da peça imediatamente antes de sua remoção pela ferramenta de corte. Com o auxílio da energia laser incidindo sobre a superfície da peça, através de um estreito feixe luminoso, consegue-se o amolecimento do material e sua conseqüente remoção pela ferramenta de corte de maneira mais fácil, sob menores forças de corte com conseqüente aumento da vida da ferramenta. Em contrapartida, o alto custo da técnica de usinagem a laser praticamente inviabiliza seu uso, além de exigir grande espaço físico ao redor da máquina ferramenta.

Na tentativa de diminuir o custo da usinagem a quente alguns pesquisadores como Hinds and de Almeida ⁽⁵⁾, Kitagawa and Maekawa ⁽⁶⁾ e Madhavulu and Ahmed ⁽⁷⁾ utilizam a energia produzida por um plasma, com atmosfera de argônio para aquecimento da peça. Ao que pese o menor custo em relação ao laser esta técnica exige equipamento de alto consumo de energia como uma fonte de gás e um sistema de refrigeração, exigindo também um considerável espaço físico em torno da máquina ferramenta.

Como alternativa aos sistemas de aquecimento da peça em usinagem desenvolvidos até o momento busca-se um que tenha como característica o baixo custo e uma pequena intrusividade, ou seja, uma menor ocupação de espaço na máquina ferramenta e ao redor dela. Atualmente, há possibilidade de se empregar uma fonte de calor produzida por resistência de quartzo, a qual emite exclusivamente radiação infravermelha.

Neste trabalho, o corpo-de-prova foi aquecido por 3 resistências em quartzo, de 500 Watts de potência cada uma, modelo FTRZ 500/125 da Eletrothermo, distantes 10 mm da superfície do corpo-de-prova, como mostra a figura (1a) onde é apresentada a disposição esquemática da montagem e figura (2) onde observar-se o dispositivo em funcionamento na máquina ferramenta.

Este trabalho, utilizando-se destes estudos anteriores, procura estabelecer um procedimento que permita que, a partir de conhecidas as propriedades físicas do material a ser processado, identificar as características térmicas da região a ser usinada. Com o conhecimento destas condições térmicas, as alterações das propriedades de usinabilidade do material podem, então, ser determinadas. Para atingir este objetivo será analisada a situação de condução de calor num cilindro submetido a um fluxo de calor constante na superfície, simulando uma condição de aquecimento uniforme do material. A figura (1b) apresenta um esquema do problema proposto no caso mais geral, onde a perda de calor por convecção será analisada. Os procedimentos analíticos e numéricos adotados, assim como, os resultados obtidos para determinadas condições de operação serão apresentados ao longo do trabalho.

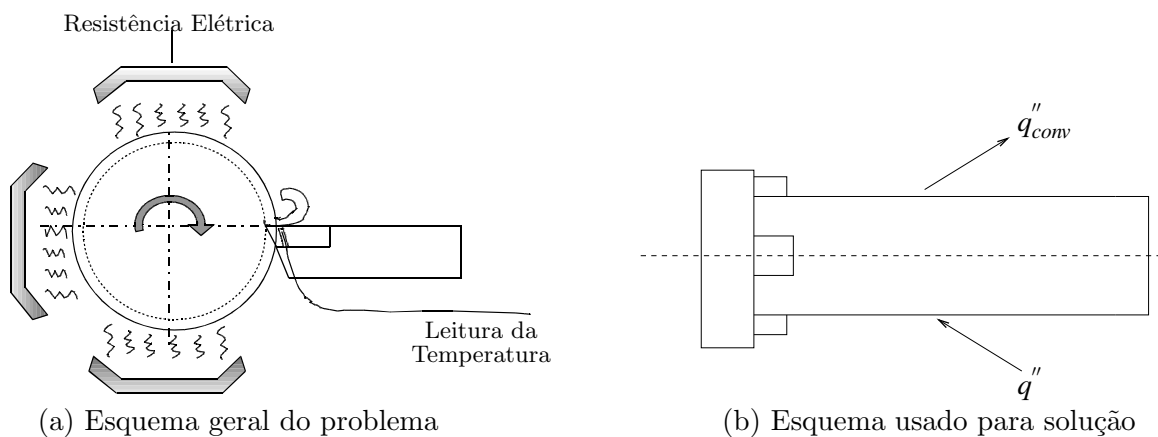


Figura 1: Esquemas utilizados.

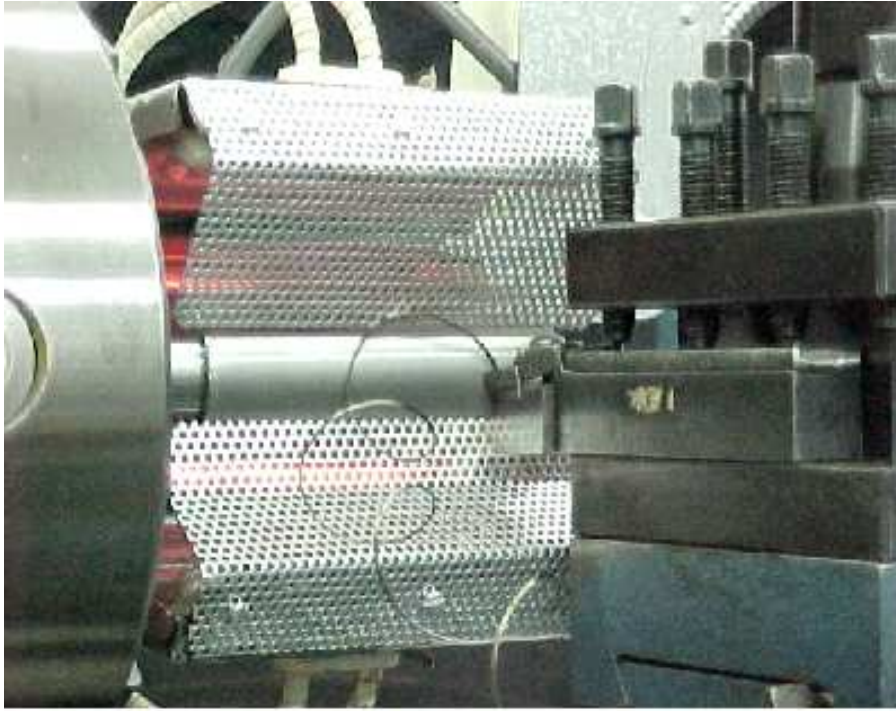


Figura 2: Foto do dispositivo utilizado no ensaio.

2 METODOLOGIA

Para a solução do problema proposto foram apresentadas duas metodologias alternativas: a solução através de um método analítico e de um modelo numérico. O modelo numérico se justifica pois, somente com a sua implementação é possível analisar aspectos do problema que, na solução analítica obtida, seriam impossíveis de se avaliar. As seções subsequentes apresentam um breve relato do procedimento adotado em cada modelo.

2.1 Solução analítica do problema proposto

Para o esquema apresentado foi possível elaborar duas soluções alternativas para o comportamento transiente no interior do material cilíndrico utilizando-se:

- um método de balanço global de energia (ainda conhecido como análise concentrada ou capacidade global) onde a temperatura do cilindro é considerada uniforme em todo o cilindro e varia apenas com o tempo.
- um método que leva em consideração os efeitos espaciais (também conhecido como de análise distribuída) e a temperatura do cilindro é dependente tanto do tempo como da posição radial.

A solução analítica será determinada via balanço global considera que o cilindro está submetido a um fluxo de calor por unidade de área constante na superfície (q''). Assim sendo, com base na teoria da conservação de energia, mostrado na figura (3), tem-se que:

$$\dot{E}_e - \dot{E}_s = \dot{E}_{ac} \quad (1)$$

onde, as aproximações relacionadas a cada termo são dadas por:

$$\dot{E}_e = q''; \dot{E}_s = h \cdot (T - T_\infty); \dot{E}_{ac} = \frac{\rho \cdot c \cdot V}{A} \cdot \frac{dT}{dt} \text{ e } L_c = \frac{V}{A} = \frac{\pi \cdot \frac{D^2}{4} \cdot L}{\pi \cdot D \cdot L} = \frac{R}{2}$$

onde L_c é um comprimento característico que representa uma escala da geometria proposta.

A solução para o problema é baseada numa série de definições adimensionais, usuais em transmissão de calor:

$$Bi = \frac{h \cdot L_c}{k} \quad Fo = \frac{\alpha \cdot t}{L_c^2} \quad \theta^* = \frac{T - T_{ref}}{T_i - T_{ref}} \quad \text{e} \quad q^* = \frac{q'' \cdot R}{k \cdot (T - T_{ref})} \quad (2)$$

onde α é a difusividade térmica e k é a condutibilidade térmica do material a ser usinado.

Assim, substituindo estes valores na eq.(1) tem-se:

$$\frac{1}{2} \cdot \frac{d\theta^*}{dFo} = q^* - Bi \cdot \frac{T - T_\infty}{T_i - T_{ref}} \quad (3)$$

Resolvendo-se a equação diferencial (3), com a condição de contorno $\theta^*(0) = \theta_i^*$, verifica-se que:

$$\theta^*(Fo) = \frac{q^* + Bi \cdot \theta_\infty - (q^* + Bi(\theta_\infty^* - \theta_i^*)) \cdot \exp(-2 \cdot Bi \cdot Fo)}{Bi} \quad (4)$$

da qual pode-se reconstituir o perfil de temperaturas a partir da própria definição de θ^* :

$$T(t) = T_{ref} + (T_i - T_{ref}) \cdot \theta^* \quad (5)$$

Considerando apenas o processo de transmissão de calor, esta solução é indicada para baixos valores de número de Biot ($Bi \leq 0,1$). Assim, embora se trate da mais simples dentre todas as soluções apresentadas, ela deve ser utilizada com certo cuidado pois, pode ser inadequada para a natureza do problema. Deve-se lembrar que o objetivo principal do processo de usinagem a quente é trabalhar com altas taxas de calor, de maneira a aquecer a parcela do material compreendida entre a superfície e a região de corte. Um aquecimento uniforme, como o representado pela expressão acima levaria a sérios problemas para o controle dimensional da peça, comprometendo seus ajustes e tolerâncias. Desta forma, esta aproximação apresentada é simples, mas adequada apenas aproximações grosseiras e estimativas da temperatura.

Uma outra solução analítica mais abrangente pode ser obtida trabalhando-se com a forma geral da equação de condução de calor, no interior de geometrias cilíndricas. Esta equação pode ser encontrada em qualquer livro texto relacionado a processos de transmissão de calor e, na sua forma adimensionalizada, seria dada por:

$$\frac{\partial \theta^*}{\partial t^*} = \frac{1}{r^*} \cdot \frac{\partial}{\partial r^*} \left(r^* \cdot \frac{\partial \theta^*}{\partial r^*} \right) \quad (6)$$

onde θ^* segue a mesma definição anterior, $r^* = r/R$ e $t^* = \alpha \cdot t/R^2$. Submetida, ainda, às condições de contorno:

$$\begin{aligned} r^* = 0 &\Rightarrow \frac{\partial \theta^*}{\partial r^*} = 0 \\ r^* = 1 &\Rightarrow \frac{\partial \theta^*}{\partial r^*} = -\frac{q}{k2\pi RL(T_i - T_{ref})} = q^* \end{aligned} \quad (7)$$

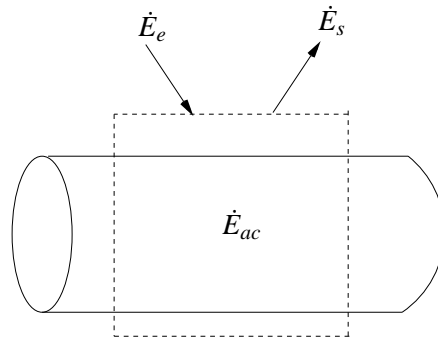


Figura 3: Conservação de energia em um volume de controle.

É importante notar que a segunda condição de contorno apresentada não contempla a perda de calor por convecção mostrada na figura (1b). Isto se deve ao fato de que, pela formulação proposta, não é possível obter uma solução analítica geral para o caso onde ambas as formas de transferência de calor se manifestam na mesma superfície. Desta forma, foi desprezada a perda de calor por convecção e mantida a de radiação, simplificando a condição de contorno na superfície externa para o apresentado da equação (7).

Embora a solução da equação de condução de calor seja comumente encontrada em livros que abordam o tema, estas expressões não podem ser diretamente aplicadas quando a condição é a de fluxo de calor constante na superfície. Neste caso, embora a abordagem de solução se utilize também da técnica de "separação de variáveis", é necessário utilizar uma função diferente para a obtenção da solução. Esta abordagem utilizada foi proposta por Arpacı (8) e implica em expressar a função da temperatura como:

$$\theta^*[r^*, t^*] = \psi[r^*, t^*] + \phi[r^*] + \varphi[t^*] \quad (8)$$

Este processo permite a separação da equação diferencial parcial em duas equações diferenciais ordinárias. Rearranjando-se a equação (6) utilizando-se da função de aproximação da equação (8), podem ser obtidas duas equações diferenciais ordinárias:

$$\frac{d\varphi[t^*]}{dt^*} = \frac{1}{r^*} \left(\frac{d\phi[r^*]}{dr^*} + \frac{d^2\phi[r^*]}{dr^{*2}} \right) = C \quad (9)$$

$$\frac{\partial\psi[r^*, t^*]}{\partial t^*} = \frac{1}{r^*} \cdot \left(\frac{\partial\psi[r^*, t^*]}{\partial r^*} + r^* \cdot \frac{\partial\psi^2[r^*, t^*]}{\partial r^{*2}} \right) \quad (10)$$

que resolvidas com as condições de contorno derivadas da aplicação das condições da equação (7) e, ainda, substituindo-se as soluções obtidas na equação (8), obtém-se a seguinte expressão para $\theta^*[r^*, t^*]$:

$$\theta^*[r^*, t^*] = 1 + q^* \left(\frac{1}{4} - \frac{(r^*)^2}{2} - 2 \cdot t^* \right) + \sum_{n=1}^{\infty} C_n \cdot e^{(-t^* \cdot \lambda_n^2)} \cdot J_0(r^* \cdot \lambda_n) \quad (11)$$

sendo o procedimento mais preciso quanto maior o número de termos utilizados. Os valores de C_n são calculados com base na expressão:

$$C_n = \frac{2 \cdot J_1(\lambda_n)}{\lambda_n \cdot J_0^2(\lambda_n) + J_1^2(\lambda_n)} - \frac{q^* \cdot (2 \cdot J_2(\lambda_n) - \lambda_n \cdot J_3(\lambda_n))}{\lambda_n^2 \cdot (J_0^2(\lambda_n) + J_1^2(\lambda_n))} \quad (12)$$

e os valores de λ_n , por sua vez, obtidos a partir da solução de:

$$-\lambda_n \cdot J_1(\lambda_n) = 0 \quad (13)$$

e os valores de θ^* podem ser novamente convertidos em temperatura usando-se a equação (5).

Desta forma, foi possível apresentar duas soluções analíticas para o problema proposto. O procedimento para a obtenção destas soluções analíticas pode ser visto com maiores detalhes em Massucheto (9). Entretanto, nenhuma destas foi capaz de resolver integralmente o problema proposto já que, ambas as expressões, dependem de simplificações para a sua obtenção. Embora estas soluções possam ser úteis em situações específicas onde pode-se considerar a temperatura uniforme no interior da peça ou a troca de calor por convecção desprezível, nenhuma delas possui a generalidade necessária para representar a sua solução em todas as condições previstas para a análise. Em busca deste objetivo, foi elaborado um esquema de solução do problema utilizando-se do método dos elementos finitos, como mostrado a seguir.

2.2 Solução Numérica

Devido à impossibilidade de obtenção de uma solução analítica para o problema, foi montado um modelo numérico completo equivalente às condições apresentadas na figura (1b). O método escolhido

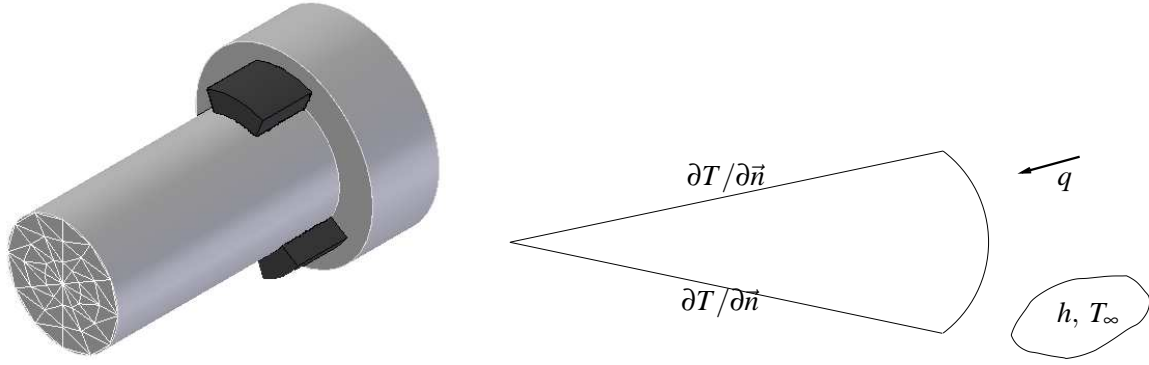


Figura 4: Esquematização do problema proposto.

para a aproximação foi o método dos elementos finitos (MEF), numa região de simetria equivalente a um determinado ângulo. Um esquema do domínio da solução do problema a partir de um problema real pode ser visto na figura (4).

O procedimento montado para a solução do problema consiste no emprego dos princípios gerais da aproximação clássica por resíduos ponderados, aplicada na equação diferencial do problema na sua forma adimensional, equação (7). Da mesma forma, as condições de contorno também são similares, diferindo apenas no fato que, no caso do modelo numérico, o efeito convectivo também estará presente:

$$r^* = 1 \Rightarrow \frac{\partial \theta^*}{\partial r^*} = -\frac{q + h2\pi RL(T_i - T_\infty)}{k2\pi RL(T_i - T_{ref})} = Bi(\theta_i^* - \theta_\infty^*) - q^*$$

Os princípios gerais para a solução desde problema podem ser encontrados em diversos livros texto de elementos finitos como Dhatt and Touzot ⁽¹⁰⁾ e material complementar como no caso de Scalon ⁽¹¹⁾, além de uma série de outros materiais à disposição. O problema de condução de calor é um problema bem estabelecido e que não apresenta maiores dificuldades para a sua solução. Um complicador maior seria a utilização de um sistema cilíndrico para a solução do problema, mas, neste trabalho optou-se pela utilização de um sistema cartesiano e bidimensional com elementos triangulares, similar ao apresentado na figura (4).

Para a solução do problema, foi feita uma discretização usando o método dos resíduos ponderados e a aproximação de Galerkin. Ainda, a matriz massa foi utilizada na sua forma concentrada nos nós o que gera uma matriz diagonal $[M]$. Com este procedimento, monta-se duas importantes matrizes para o sistema de equações resultante:

$$[M] = \int_{\mathcal{V}_e} N_i d\mathcal{V}_e \quad (14)$$

$$[K] = \int_{\mathcal{V}_e} \frac{\partial N_i}{\partial x_i} \cdot \frac{\partial N_j}{\partial x_j} d\mathcal{V}_e = \int_{\mathcal{V}_e} [B_x]^T \cdot [B_x] d\mathcal{V}_e \quad (15)$$

os quais são avaliados para cada um dos elementos e resultam numa matriz global quadrada de dimensão igual ao número de nós.

Assim sendo, a discretização geral do problema dependente do tempo ($t^* = Fo$) resulta num sistema de equações do tipo:

$$\theta_m^*(Fo) = ([A] + [D])^{-1} \cdot ([B] + [C]) \quad (16)$$

onde ΔFo e θ_t são parâmetros de entrada do problema e:

$$\begin{aligned}
 [C] &= \left(\left(\frac{1}{\Delta Fo} \cdot [M'] \right) - (1 - \theta_t) \cdot [K] \right) \cdot [T] + [B] \\
 [A] &= \left(\frac{1}{\Delta Fo} \cdot [M'] \right) + (\theta_t) \cdot [K] \\
 [D] &= \text{matriz de condições de contorno dependente da temperatura } T. \\
 [B] &= \text{matriz de condições de contorno independente da temperatura } T.
 \end{aligned} \tag{17}$$

e os valores das matrizes de condições de contorno são calculados com base nos procedimentos gerais propostos para avaliação dos termos de superfície como descrito em Scalon ⁽¹¹⁾.

3 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Como foram apresentados diferentes esquemas para o problema proposto, os resultados foram divididos de acordo com o método de solução aplicado no caso. Além disto, o método numérico foi o que permitiu uma melhor simulação do fenômeno utilizando-se das condições de contorno mais adequadas e, em função disto, a quantidade de resultados para esta metodologia é muito maior.

3.1 Resultados obtidos com a solução analítica

De acordo com o anteriormente exposto, a solução analítica para um problema de um cilindro submetido a uma condição de fluxo de calor constante foi alcançada. O procedimento de solução envolve uma série de conceitos matemáticos cujos aspectos mais importantes já foram discutidos na seção 2.1. Entretanto, para os objetivos propostos neste trabalho interessa a solução final do problema apresentada na eq.(11) e com parâmetros auxiliares obtidos das equações (12) e (13). A utilização de maneira adequada destas três equações resulta na solução adimensional para o problema. De posse deste resultado é necessário convertê-lo em valores dimensionais e realizar a sua análise, como mostrado na eq.(5). A solução geral, utilizando o método da análise concentrada foi obtida e apresentada na equação (4), entretanto por ser uma aproximação cuja solução pode ser utilizada apenas como uma avaliação da temperatura média do corpo, a análise dos seus resultados não será apresentada neste trabalho.

Cabe ainda ressaltar, que mesmo a implementação desta solução não é tão simples, pois envolve uma série de infinitos termos. Além disto, cada termo da série depende para o seu cálculo da solução de uma equação transcendental para obtenção do parâmetro λ_n . Por conta disto, foi utilizada uma plataforma matemática para a sua implementação - o Gnu/Octave, um software livre com recursos e sintaxe similares ao MATLAB[®]. Para os resultados apresentados foram utilizados os 50 primeiros termos da série. Quanto maior o número de termos utilizados, maior será a precisão dos resultados obtidos, principalmente quando se estuda os instantes iniciais do processo de aquecimento. Testes feitos com maior número de termos não mostraram alterações significativas dos resultados. Até mesmo soluções que se utilizem dos 10 primeiros termos da série seriam adequadas para os casos onde os instantes iniciais não são importantes.

Para aplicar a um caso prático e verificar a sua solução, estabeleceu-se um problema no qual seria usinado um corpo de prova cilíndrico de aço. As propriedades físicas do aço foram adotadas como: a condutividade térmica de $k = 15,1 \text{ W/m K}$ e a sua difusividade térmica $\alpha = 3,91 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$. Para o processo de aquecimento foi avaliado um cilindro com 70 mm de raio e sob diferentes condições de fluxo de calor fornecidas pelas resistências: 750, 1500 e 2500 W. Considerou-se, ainda, que a temperatura da peça antes do início do processo de aquecimento seria igual à do ambiente de 25°C. Para a solução, é necessário o estabelecimento de uma temperatura de referência, que no caso foi admitida $T_{ref} = 90^\circ\text{C}$ e que altera, apenas, os resultados adimensionais são apresentados. O valor da temperatura de referência não afeta os gráficos com os resultados apresentado os valores dimensionais de temperatura.

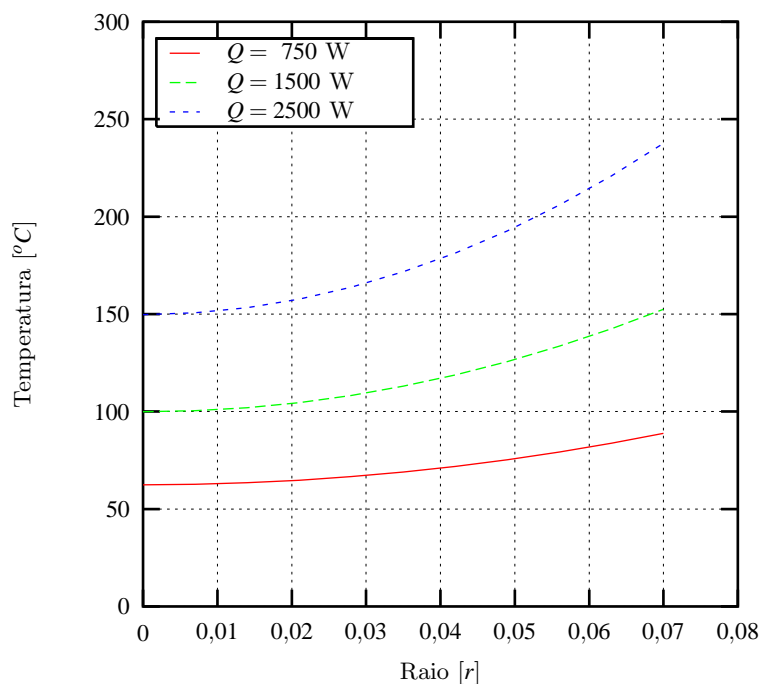


Figura 5: Temperatura em função da distância radial do cilindro.

Com base nestas condições apresentadas foi elaborado um gráfico, mostrado na figura (5) do comportamento da temperatura em função de sua posição radial para um tempo de 10 minutos depois do início do processo de aquecimento. Foram apresentadas curvas para as três condições de fluxo de calor utilizadas. Como era de se esperar maiores fluxos de calor resultam em maiores temperaturas de superfície. Entretanto, é importante notar que para as maiores taxas de transferência de calor, a diferença entre a temperatura no centro da peça e sua superfície é maior. Nestas situações, seria possível atingir temperaturas altas na superfície sem afetar de maneira significativa o seu interior e, portanto, a melhor condição para o processo. Este cuidado da utilização de altas taxas de calor pode reduzir de forma significativa problemas dimensionais oriundos do processo de dilatação/contração da peça.

3.2 Resultados para a simulação numérica bidimensional usando o modelo de elementos finitos

A elaboração do modelo foi baseada nos princípios anteriormente apresentados e nos exemplos encontrados em Scalon ⁽¹¹⁾, para a resolução de problemas térmicos. A formulação foi adaptada de maneira que o comportamento transiente de um cilindro submetido a um fluxo de calor constante na superfície possa ser simulado. As perdas de calor para o ar serão posteriormente implementadas. Para a solução do problema foi proposta a solução através de uma malha triangular representando uma seção bidimensional do problema, como mostra a figura (6).

Como já foi discutido anteriormente, a solução analítica por separação de variáveis tem utilidade prática restrita, uma vez que não foi possível implementar a perda de calor por convecção através desta formulação. Somente com a elaboração e implementação do modelo numérico a convecção pode ser tratada de maneira adequada. Entretanto, é esperado que tanto os resultados analíticos como numéricos para o valor das temperaturas nos pontos coincidam no caso em que não há perda de calor por convecção ($Bi=0$). Assim sendo, os resultados analíticos descritos anteriormente são de grande importância na validação dos resultados numéricos. A confirmação de resultados idênticos entre os dois modelos, desde que adotadas as mesmas condições, confirma que tanto o tratamento numérico como o analítico do problema estão corretamente implementados.

Desta forma, para validar os resultados foi apresentada uma comparação dos resultados analíticos e numéricos para o fluxo de calor de 1500 W ($q^* = 1,622$) e sem perda de calor por convecção. Os resultados adimensionais da temperatura podem ser vistos na figura (7), para as diversas posições radiais e diferente instantes de tempo (valores de Fo).

De posse deste resultado obtém-se a validação do modelo numérico em função do modelo analítico, cuja solução é dada como correta uma vez que testes feitos nas soluções indicam que a conservação de energia está sendo mantida. Em linhas gerais esta afirmação se fundamenta no fato considerando-se o total de energia fornecido ao corpo durante o tempo analisado, ele é concordante com aumento de energia interna do mesmo, obtido a partir do seu aumento de temperatura. Neste instante, o modelo numérico encontra-se em condições para que possa ser feita a dimensionalização dos resultados.

Pelo apresentado anteriormente, nota-se que não foi possível validar o modelo numérico completo, uma vez que cada uma das soluções analíticas tinha as suas limitações. Para uma comparação mais adequada foram utilizados alguns resultados experimentais previamente obtidos. Este fato foi de grande valia, pois serviu inclusive para chamar a atenção para um fator que tinha passado, até então, despercebido: o tipo de superfície que está sendo aquecida.

Para efeito de comparação de resultados, será utilizada a dissertação de mestrado de Spinelli ⁽¹²⁾, onde os ensaios foram realizados num torno horizontal convencional Tormax 30, fabricado pela empresa ROMI, com potência nominal do motor do eixo árvore de 7,5 kW e faixa de rotação de 45 a 2.240 rpm, usinando ortogonalmente corpos de prova cilíndricos, com as dimensões apresentadas por Spinelli ⁽¹²⁾. Os corpos de prova são de aço VV 50 (denominação da empresa Villares) e os ensaios foram realizados no Laboratório de Tecnologia de Usinagem da Faculdade de Engenharia de Bauru, da Universidade Estadual Paulista (UNESP), Campus de Bauru. Um gráfico ilustrando a comparação dos resultados está mostrado na figura (8).

Para esta solução foi incluído o efeito de perda de calor por convecção pela superfície externa como o descrito anteriormente, que é fundamentalmente dependente da rotação da peça. Inicialmente, os resultados previstos pelos modelos apresentavam valores significativamente maiores que os observados experimentalmente. Com base neste fato e, ainda, com a certeza de que os modelos funcionavam adequadamente já que os resultados analíticos e numéricos foram largamente comparados na seção

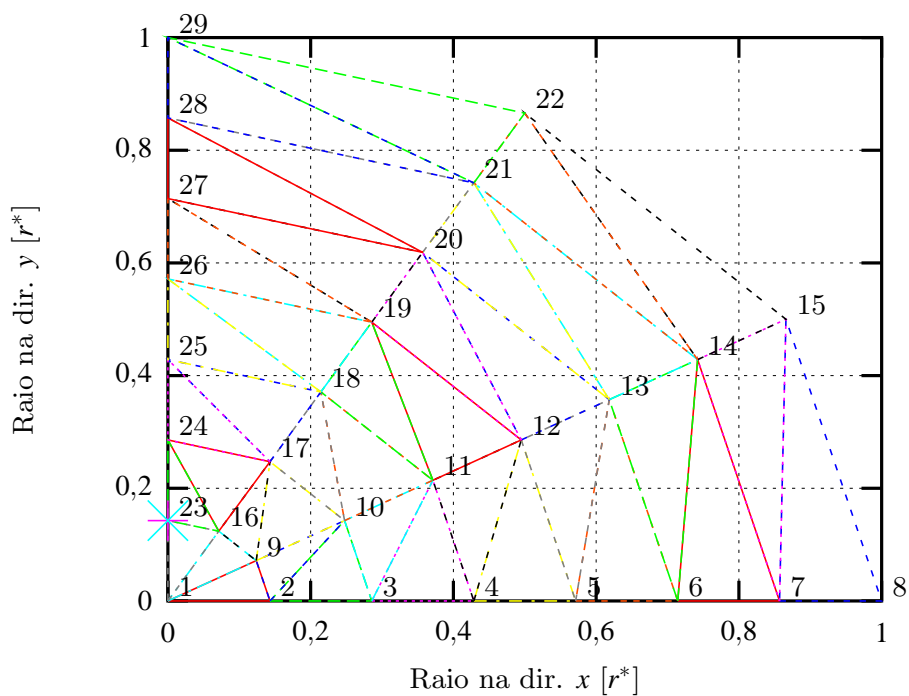


Figura 6: Esquematisação da malha triangular utilizada no modelo numérico proposto.

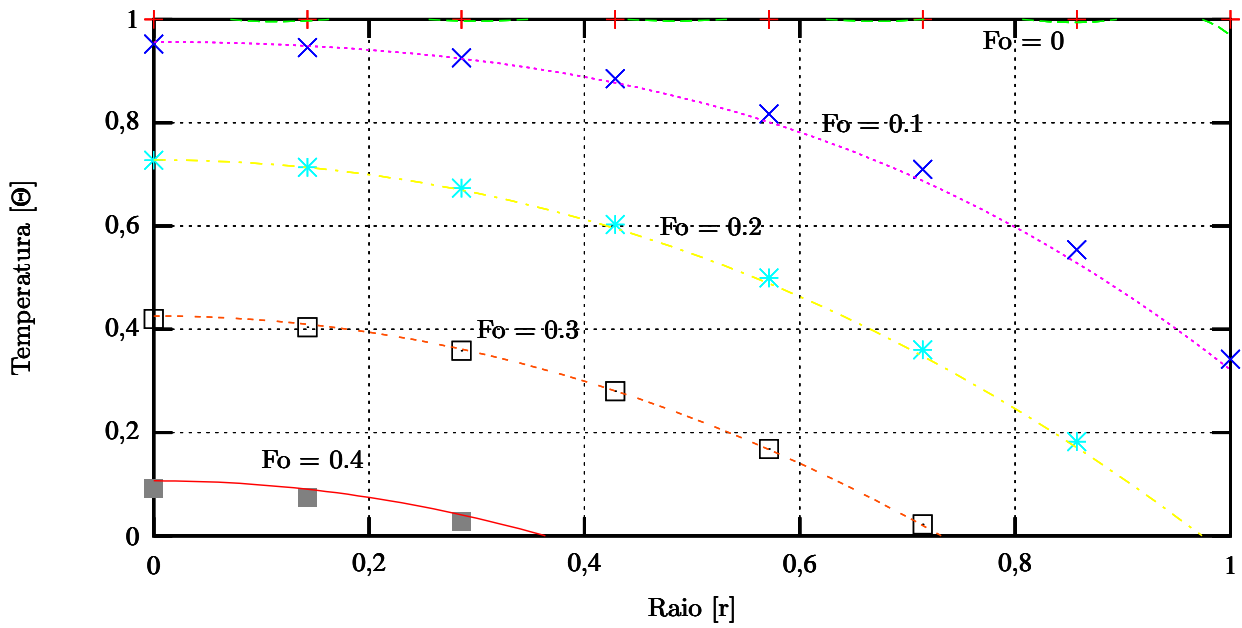


Figura 7: Comparação entre os modelos numérico (pontos) e analítico (linhas).

anterior e mostravam plena coincidência de resultados o fenômeno foi reavaliado. Só no processo de reavaliação notou-se que a usinagem era feita em uma peça que já limpa (que não chegava a ser polida, mas já havia sofrido processos de desgaste). Neste caso a quantidade de energia absorvida da radiação ambiental é muito pequena e depende de uma propriedade denominada de "absortividade" (α_e), que é função do material, tipo de acabamento superficial e, ainda, da temperatura da superfície.

Para o aço utilizado, não foi encontrado o valor nas referências de α_s , mas para um aço inoxidável de bom acabamento superficial, Incropera and DeWitt ⁽¹³⁾ sugere (supondo um corpo cinza onde $\epsilon \approx \alpha_s$)

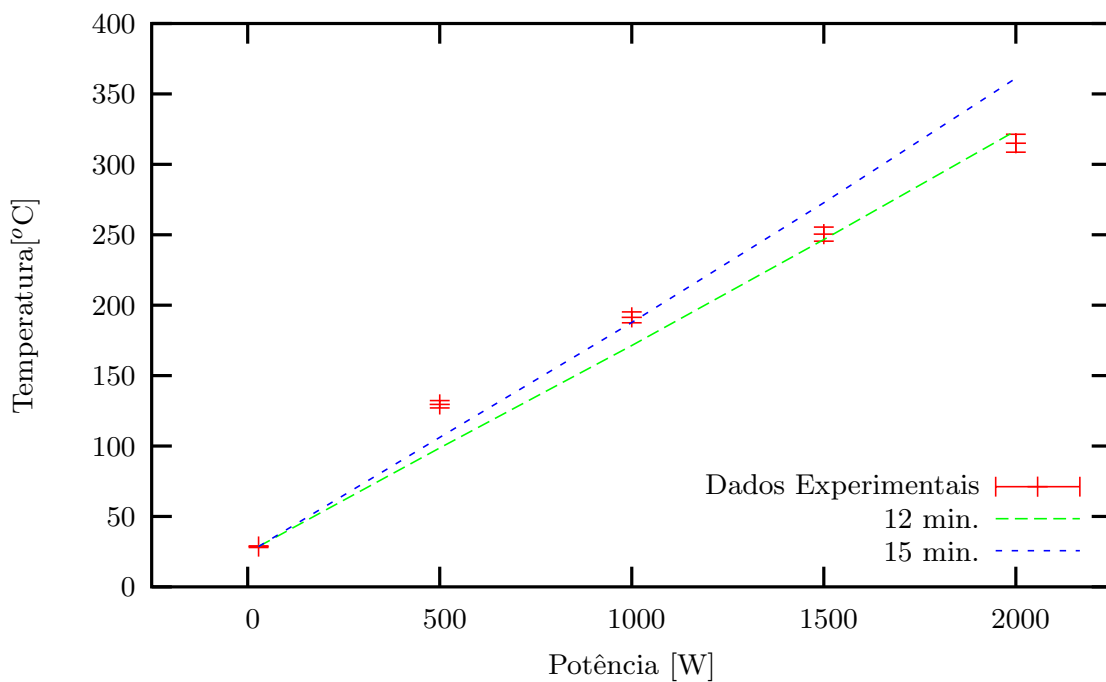


Figura 8: Comparação entre o resultado experimental apresentado por Spinelli ⁽¹²⁾ e o modelo numérico.

um valor de absorptividade $0,17 \leq \alpha \leq 0,35$. Note que este valor mudaria com tipo de acabamento superficial e, ainda, cresce com o aumento de temperatura na superfície. Para ajustar os modelos aos dados experimentais utilizou-se um valor de absorptividade $\alpha_s = 0,288$, dentro da faixa considerada. Com este procedimento foi possível obter um bom nível de concordância com os resultados experimentais da figura (8), que poderiam ser ainda melhorados se fosse incluído uma expressão para representar um aumento da absorptividade com o aumento de temperatura.

Além disso, pode-se destacar o fato de que não foi possível obter os valores exatos das propriedades térmicas do material utilizado no ensaio, sendo que as propriedades térmicas do aço "VV50" foram aproximadas pelas propriedades do aço inoxidável (AISI 302). Mas, mesmo assim, os resultados obtidos apresentam uma boa concordância, pois ainda deve se lembrar que os resultados foram retirados pelo pesquisador sem um compromisso de tempo rigidamente definido e, os valores de tempo de 12 e 15 minutos apresentados são apenas referenciais, sendo aceito algumas variações para fora desta faixa. Intuitivamente os valores de tempo tendem a ser próximos do seu limite superior para baixos fluxos de calor (deixar a peça se aquecer mais) e próximos do limite inferior no caso de altos fluxos de calor, justificando ainda mais os pequenos desvios verificados no gráfico.

Validado o modelo numérico, o mesmo pode ser utilizado para estudar alguns parâmetros de influência importantes no processo de usinagem. Um primeiro parâmetro a ser estudado é a influência do tipo de material que está sendo aquecido. Obviamente as características que indicam a temperatura adequada para o processo de usinagem também são função das propriedades do material, ou seja, de como o seu limite de tensão de escoamento varia com a temperatura. Mas, além disto, outras propriedades físicas que influem no processo de difusão de calor também se alteram e implicam em mudanças tanto nas características do perfil de temperatura como nos seus valores.

Uma primeira análise deste tipo pode ser observada na figuras (9) a (11), que apresenta o gráfico da temperatura em função da distância radial para diversos materiais. A figura (9) mostra este comportamento para um aço inoxidável (AISI 302), com condutividade térmica de $k = 15,1 \text{ W/m K}$, difusividade térmica $\alpha = 3,91 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$. Para esta análise, assim como para os demais materiais mostrados em seqüência, foram considerados para o processo de aquecimento um cilindro com 20,5 cm de raio, com rotação de 900 RPM, absorptividade na superfície de $\alpha_s = 0,288$ e com fluxo de calor de

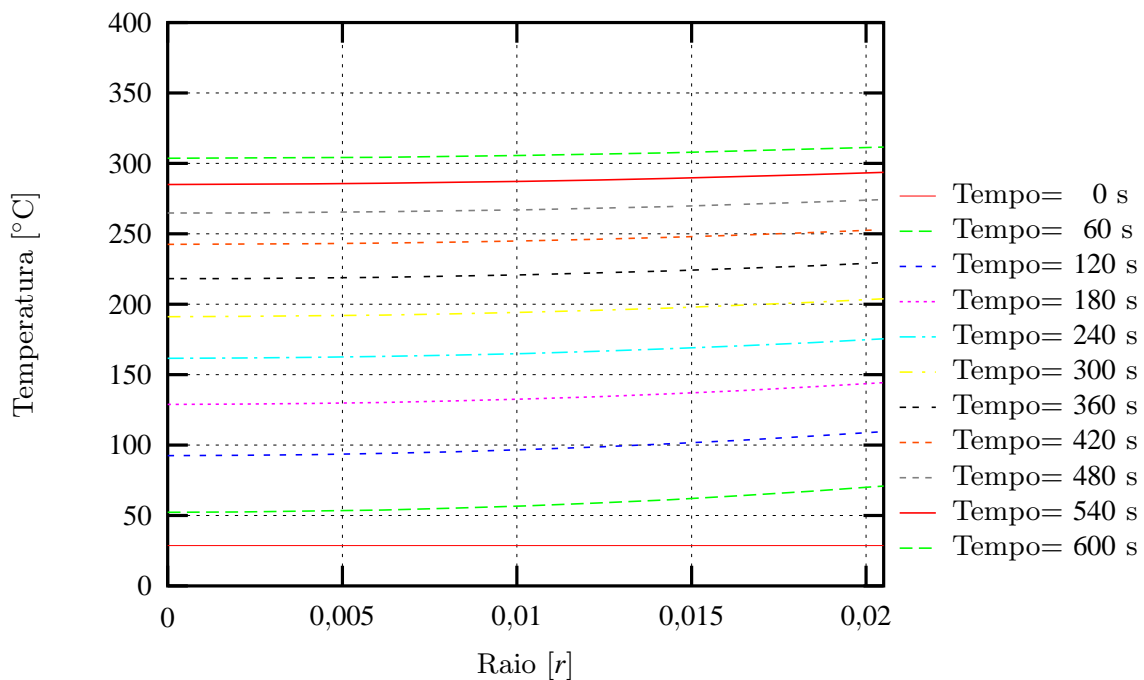


Figura 9: Temperatura em função da distância radial para o aço inoxidável (AISI 302).

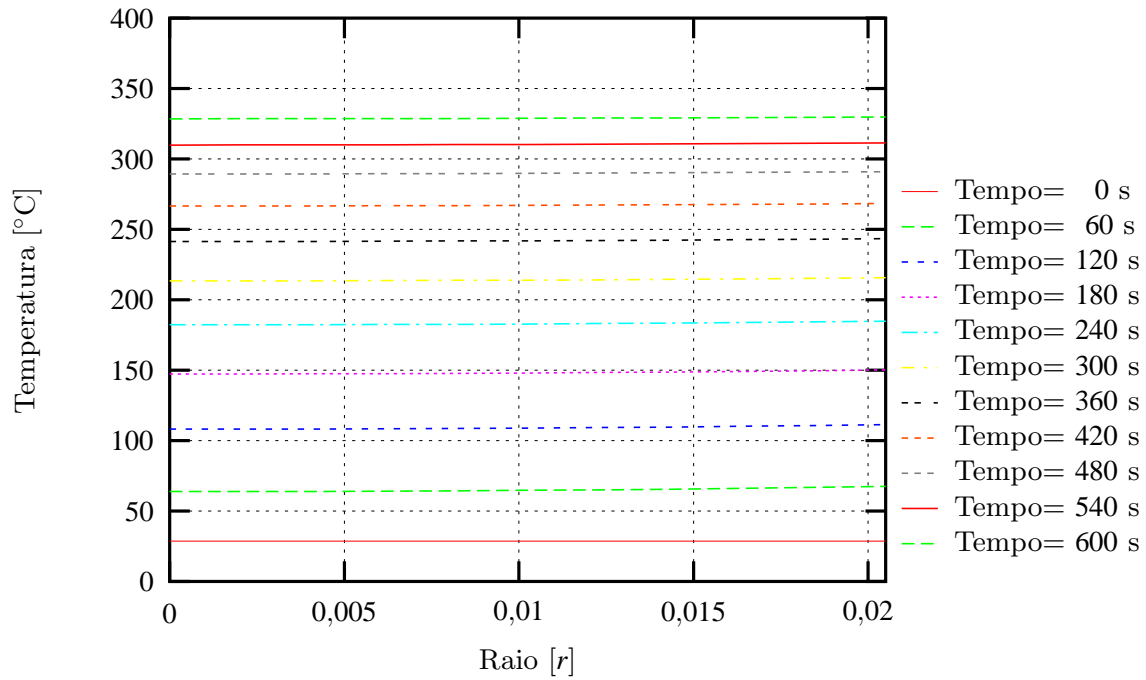


Figura 10: Temperatura em função da distância radial para o ferro puro.

1500 W, para diversos tempos (em segundos). Estes parâmetros foram adotados por serem similares aos valores apresentados no aparato experimental e, assim, facilitarem possíveis comparações.

As figuras (10) e (11) mostram os gráficos da temperatura em função da distância radial para o ferro puro, para o aço carbono puro, para a liga níquel-cromo (80% Ni, 20% Cr) e para o titânio, respectivamente. Com estas figuras é possível verificar a influência que as propriedades físicas, neste

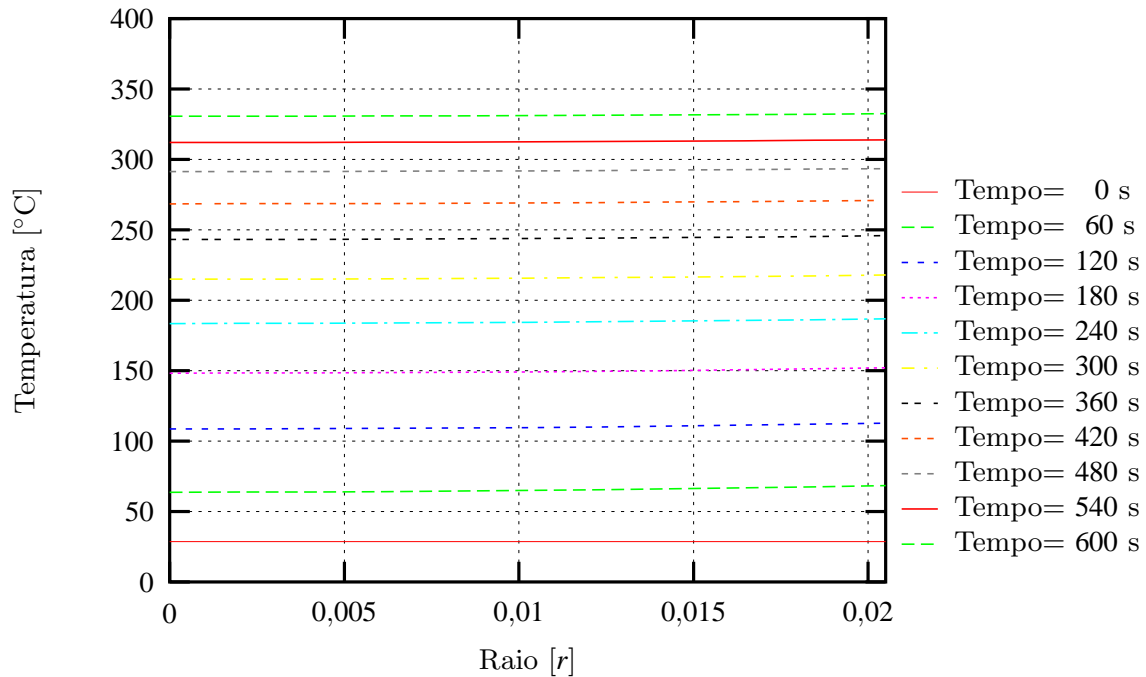


Figura 11: Temperatura em função da distância radial para o aço carbono puro.

caso a condutividade k e a difusividade térmica α no perfil de temperaturas resultante a cada instante de tempo.

Outro fator que pode ser analisado é a forma do perfil de temperaturas. Uma observação cuidadosa dos perfis de temperatura no interior da peça nas figuras (9) a (11) mostra que em determinadas condições existe uma variação de temperatura mais significativa entre superfície e o centro da peça, como é o caso do aço inoxidável (AISI 302) da figura (9). Nos demais casos a variação de temperaturas entre o centro e a superfície é pouco significativa se tratando de casos em que o uso do método de balanço global pode ser utilizado. Cabe ressaltar, entretanto, que esta análise é válida para o fluxo de calor utilizado (1500 W), e o uso de fluxos de calor menores podem acentuar o gradiente de temperaturas, não tornando indicado o uso de métodos de balanço global. Foram feitas, ainda, análises envolvendo a rotação utilizada durante o processo de aquecimento e a maneira pela qual este parâmetro afeta o coeficiente de película das perdas para o ar e, por consequência, o perfil de temperaturas.

4 COMENTÁRIOS E CONCLUSÕES

Tendo como base os resultados obtidos, podem ser destacados os seguintes resultados:

- o procedimento de solução analítica para o caso simplificado, onde é analisado apenas o fluxo fornecido à peça sem levar em consideração as perdas, revelou-se um procedimento matemático relativamente complexo, mas possível de ser resolvido. A obtenção da solução analítica levou, inclusive, um tempo um pouco maior que o previsto para ser obtida e só foi alcançada graças a um caso similar para geometria plana disponível em Arpaci ⁽⁸⁾.
- foram realizadas tentativas de implementação da solução analítica levando em conta a perda de calor para o ar entretanto, a solução se tornaria muito complexa e as raízes λ_n da série ficaram dependentes do tempo adimensional (t^*). Estes fatos inviabilizaram a possibilidade de uma solução geral.
- os resultados do modelo analítico estão sendo tomados como corretos, uma vez que testes feitos nas soluções indicam que a conservação de energia está sendo mantida. Em linhas gerais esta afirmação se fundamenta no fato considerando-se o total de energia fornecido ao corpo durante o tempo analisado, ele é concordante com aumento de energia interna do mesmo, obtido a partir do seu aumento de temperatura.
- com relação ao modelo numérico foi implementado, primeiramente, um modelo simplificado, considerando as mesmas condições da solução analítica.
- a partir da comparação entre estes dois modelos, pode-se verificar que os resultados do modelo numérico apresentam uma boa correspondência com relação ao modelo analítico e uma vez que o modelo analítico é dado como certo em função do que foi discutido anteriormente, conclui-se que o modelo numérico encontra-se em condições para que pudessem ser incluídos os efeitos convectivos.
- após a inclusão dos efeitos convectivos foi possível analisar o comportamento da temperatura em função da distância radial para diversos materiais, sendo que as variações obtidas entre os resultados são função de suas propriedades térmicas de condutividade e difusividade.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à Fundação de Amparo à Pesquisa de São Paulo - FAPESP, pelo financiamento deste trabalho através do oferecimento de uma bolsa de Iniciação Científica no processo: 04/13477-0.

REFERÊNCIAS

1. N. N. S. Chen and K.C. Lo. Factors affecting tool life in hot machining of alloy steels. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 14:161–173, 1974.
2. J. G. Chou. On line estimation of tool/chip interface temperatures for a turning operation. *Trans. ASME Journal of Engineering Industry*, 110(1):56–64, 1988.
3. W.B. Salem, P. Cohen-Bastie, F. Ahdad, F.X. Contencin, A. Moisan, and J.P. Longuemard. Interaction laser matière lors de l'usinage assisté par laser. *Soudage et Technique Connexes*, 52(11/12):17–21, 1998.
4. A. Vali, J.P. Longuemardi, G. Marot, and J. Litwin. État des contraintes résiduelles em usinage assiste laser. *Soudage et Techniques Connexes*, 52 (3/4):11–16, 1998.
5. B. K. Hinds and S. M. de Almeida. Plasma-arc heating for hot machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 21:143–152, 1981.
6. T. Kitagawa and K. Maekawa. Plasma hot machining for new engineering materials. *Wear*, 139:251–267, 1990.
7. G. Madhavulu and B. Ahmed. Hot machining process for improved metal removal rates in turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, 44:199–206, 1994.
8. V. S. Arpaci. *Conduction Heat Transfer*. Addison-Wesley, 1966.
9. F. J. Massucheto. *Estudo Numérico do Aquecimento de Superfícies Cilíndricas para Processos de Usinagem a Quente*. Relatório de Pesquisa, FAPESP, 2006.
10. G. Dhatt and G. Touzot. *The Finite Element Method Displayed*. John Wiley and Sons, 1984.
11. V.L. Scalon. *Apostila de Tópicos Especiais em Fluido-Térmica*. Universidade Estadual Paulista - UNESP, 2002.
12. A.J. Spinelli. *Análise do processo de torneamento a quente auxiliado por resistência elétrica de quartzo*. Dissertação de mestrado apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade Estadual Paulista, (UNESP), 2004.
13. F.D. Incropera and D.P. DeWitt. *Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa*. LTC, 1998.

NUMERICAL STUDY OF CYLINDRICAL SURFACES HEATING FOR HOT MACHINING PROCESS

Abstract. *One of the complicate aspects in machining is related with cutting tool wear, because the manufacturing costs are expensive. Nowadays, one of the ways to increase the tool life towards the development of materials more resistant to the wear. Another option, less studied, is the workpiece heating for diminishing the shear stress and hence to reduce the machining forces, what allow a longer tool life. Amongst the possible methods of heating is the use of quartz electrical resistance distributed around the workpiece for heating along the machining operation. This paper treats of an investigation on heat conduction in hot machining by quartz electrical resistance. This way, it was studied the condition of a cylinder submitted to constant heat flow into the workpiece surface. A simple analytical model and a numerical model, using the finite element method - FEM, were used to determine the temperature profiles within the workpiece. The numerical model and its validation together with the results for some cases were present and discussed.*

Key- Words: *Hot Machining, Heat Transfer, Finite Element Method.*